

Berechnung und Auslegung der berührungslosen Lagerung eines Förderfahrzeugs mit Hybridmagneten

D. Rödder, G. Henneberger

379

Übersicht Nach einer Übersicht der grundsätzlichen Formen des magnetischen Schwebens wird das für Förderanwendungen sinnvolle elektromagnetische Schweben mit Hybridmagneten näher betrachtet. Die Auslegung des Magneten sowie die Berechnung seiner Kennlinien wird näher beschrieben. Ein Regler zur Stabilisierung der magnetischen Lagerung mit drei oder vier Magneten wird entworfen und angewendet. Es werden am den ausgeführten Schwebefahrzeugen erzielte Meßergebnisse und Simulationen vorgestellt. Das in diesem Aufsatz beschriebene Regelverfahren liefert dem Benutzer zusätzlich die aktuelle Fahrzeugmasse.

Calculation and design of a contactless suspended carrier using hybrid-excited magnets

Contents After a short overview of the basics forms of magnetic levitation the electromagnetic suspension will be regarded in detail. This is an efficient solution for transport applications. The design of the magnet and the calculation of its characteristics are described. A controller in order to stabilize the magnetic suspension performed with three or four magnets will be designed and applied. Results of simulations and measurements on realized carriers are given. The described control procedure supplies the user with the actual mass of the carrier.

1

Einleitung

Die Magnetschwebetechnik ermöglicht die berührungslose und damit verschleißfreie Lagerung linear bewegter und rotierender Teile. Erfolgt der Antrieb mit einem Linearmotor, so ist vollkommen berührungsloser Personenverkehr oder antriebsfreier Transport von Gegenständen möglich.

Die Anwendung der Magnetschwebetechnik im Personenverkehr zielt meist auf hohe Geschwindigkeiten ab, so daß die Verschleißfreiheit eine große Bedeutung erlangt. Durch den Linearantrieb erfolgt der Kraftschluß mit dem Fahrweg witterungsunabhängig und ebenfalls verschleißfrei. Für die Fördertechnik ist der fehlende Abrieb und damit die Eignung für hochreine oder explosionsgefährdete Räume

interessant. Ein Beispiel für einen solchen Anwendungsfall zeigt [6]. Nebenbei besitzt ein magnetgelagertes Transportsystem einen guten Wirkungsgrad und gute Positionierbarkeit.

Ein wichtiger Aspekt ist die zum Schweben benötigte Energie. Bei der Personenbeförderung kann diese aufgrund der hohen Geschwindigkeiten über die Antriebsleistung gedeckt werden. Die Geschwindigkeiten in der Fördertechnik sind dazu mit wenigen m/s jedoch zu gering. Der Bordenergiebedarf wird von auf dem Fahrzeug vorhandenen Energiespeichern gedeckt. Um einen langen Betrieb ohne Nachladung der Energiespeicher zu erzielen, kommen für die Fördertechnik nur energiesparende Schwebesysteme in Betracht. An Stellen wo das Fahrzeug öfter steht, ist eine berührungslose Energieübertragung zur Nachladung der Energiespeicher sinnvoll.

In dieser Arbeit wird die berührungslose Lagerung eines Förderfahrzeugs untersucht. Zielsetzung ist eine Zuladung von 50 kg bei minimalem Energieverbrauch. Die maximale Fahrzeuggeschwindigkeit soll kleiner als 3 m/s sein. Nach einer kurzen Darstellung der derzeit gebräuchlichen Magnetschwebesysteme wird ein hybriderregter (Dauermagnete + Spulen) Tragmagnet, mit dem ein energiesparender Betrieb möglich ist, ausgelegt. Die Berechnung der Magnetparameter erfolgt mittels eines Finite-Elemente-Softwarepakets. Mit den hieraus ermittelten Parametern ist die Reglerauslegung für das unreguliert instabile System und die Simulation auf dem Rechner möglich. Durchgeführte Berechnungen werden durch Messungen bestätigt. Der Vergleich mit elektrisch erregten Schwebemagneten wird dargelegt. Für ein magnetgelagertes Förderfahrzeug werden Drei- und Viermagnetlagerungen verglichen.

2

Übersicht über die Magnetschwebetechnik

Grundsätzlich unterscheidet man zwischen drei unterschiedlichen Schwebesystemen:

1. Permanentmagnetisches Schweben (PMS)
2. Elektrodynamisches Schweben (EDS)
3. Elektromagnetisches Schweben (EMS)

Das PMS beruht auf der Abstoßung zweier mit dem gleichen Pol einander zugewandten Dauermagnete (Bild 1). Die abstoßende Kraft steigt mit kleiner werdendem Luftspalt δ . Daher ist für die Funktion Schweben hier keine Regelung erforderlich.

Man muß jedoch den gesamten Fahrweg mit Dauermagneten auszurüsten. Dies bedeutet enorm hohe Kosten bei längeren Strecken, da die kostengünstigen Hartferrite eine zu geringe

Eingegangen: 26. Mai 1995

Univ. Prof. Dr.-Ing. G. Henneberger, Dr.-Ing. D. Rödder
Institut für Elektrische Maschinen der RWTH Aachen, D-52056 Aachen,
Deutschland

Korrespondenz an: D. Rödder

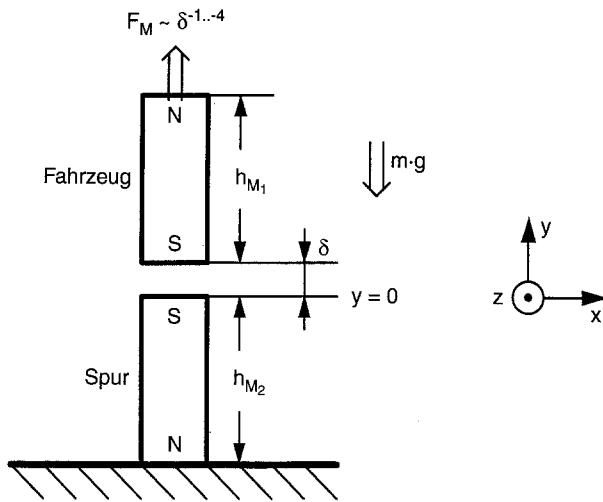


Bild 1. Abstoßung zweier Dauermagnete (PMS)

Energiedichte für solche Zwecke besitzen und daher teure Seltenerdmetalle verwendet werden müssen.

Die Induktion sekundärer Ströme in elektrisch leitendem Material ist die Grundlage des EDS [4]. Dabei wird ein magnetischer Dipol (meist supraleitende Spule) mit der Geschwindigkeit v über eine elektrisch leitfähige Platte bewegt. Die in der Platte induzierten Wirbelströme bewirken eine abstoßende Kraft auf den Dipol. Es ist auch hier keine Regelung erforderlich. Aufgrund des Wirkprinzips ist kein Schweben bei kleinen Geschwindigkeiten und im Stillstand möglich. Für ein berührungsloses Fördersystem ist das EDS daher unbrauchbar. Erschwerend kommt der technologische Aufwand für die Supraleitung hinzu.

Das EMS beruht auf der Anziehungskraft, die ein magnetischer Pol auf ferromagnetisches Material ausübt. Da es sich um anziehende Kräfte handelt, ist hier eine Regelung der Spulenströme erforderlich, um die Stabilität der Schwebeanordnung zu gewährleisten. Zur Bereitstellung einer Grunderregung, und daraus resultierend zur Minimierung der Verluste, können Permanentmagnete verwendet werden (Bild 2). Ein solcher Magnet wird als Hybridmagnet bezeichnet.

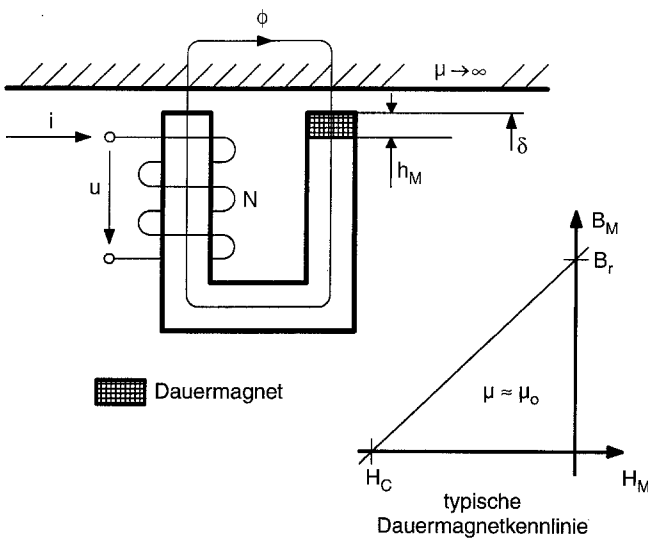


Bild 2. Prinzip der Hybridmagneterregung

Für ein berührungsloses Fördersystem empfiehlt sich die Verwendung des EMS mit Hybridmagneten, da hier nur minimale Verluste auftreten (Tab. 1). Dies gilt für den Fall, daß der Luftspalt des Tragemagneten an die zu tragende Masse angepaßt wird. Die zur Stabilisierung der Spulenströme erforderliche Regelung muß dabei in Kauf genommen werden.

3 Auslegung und Berechnung des Hybridmagneten

Bei einem hybriderregten Tragemagneten treten nur geringe Verluste auf. Aus diesem Grund kann man als Dauermagnetmaterial das temperaturempfindliche Neodymium-Eisen-Bor (NdFeB) verwenden. Je nach Zusammensetzung sind bei diesem Werkstoff Energiedichten bis zu 300 kJ/m^3 möglich. In dem Hybridmagneten muß jedoch eine Qualität (Tab. 2) verwendet werden, die eine nahezu vollständige Entmagnetisierung des Dauermagnetmaterials ohne bleibenden Verlust an Remanenz ermöglicht. So kann der Magnet nach einem „Festkleben“ am Fahrweg ohne mechanische Hilfen durch einen kurzen Stromimpuls in der Wicklung wieder abgelöst werden.

Durch Rechnungen (Finite-Elemente) kann gezeigt werden, daß die Tragkraft dann maximal wird, wenn man die Dauermagnete auf der Jochoberfläche (Bild 3) anbringt. Die Höhe der Dauermagnete beträgt 2 mm. Dieser Wert entspricht ungefähr dem mittleren Luftspalt. Die Magnete werden so im Bereich ihres Energiemaximums betrieben und gut ausgenutzt.

Die zur Simulation des Tragemagneten notwendigen Kennlinienfelder erhält man durch Berechnungen mit dreidimensionalen Finiten-Elementen. Man benötigt das Kennlinienfeld der Tragkraft F_y und der Flußverkeftung ψ in Abhängigkeit der Spulendurchflutung θ und des Luftspalts δ . Die Tragkraft wird durch Anwendung der des Maxwelltensors [5] im Luftspalt des Magneten berechnet (Bild 4).

$$F_y = \frac{1}{\mu_0 A} \int (B_y^2 - \frac{1}{2} B^2) dA$$

Tabelle 1. Spezifische Verluste

System	spez. Verluste [W/kg]
PMS	≈ 0
EDS	10...30
EMS	≈ 1
EMS (HYB)	< 0,1

Tabelle 2. Kennwerte des verwendeten Dauermagnetmaterials

	$\frac{B_r}{T}$	$\frac{B_r H_C}{\text{kA/m}}$	$\frac{j H_C}{\text{kA/m}}$
25 °C	1,1	- 840	- 1150
50 °C	1,073	- 820	- 950

$$(|B \cdot H|)_{\max} = 240 \frac{\text{kJ}}{\text{m}^3} \quad \mu_r = 1,04$$

$$TK_{B_r} = -0,1 \frac{\%}{\text{K}} \quad TK_{j H_C} = -0,7 \frac{\%}{\text{K}}$$

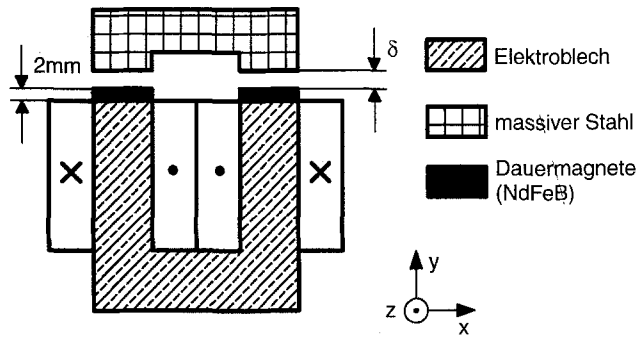


Bild 3. Querschnitt durch den Hybridmagnet

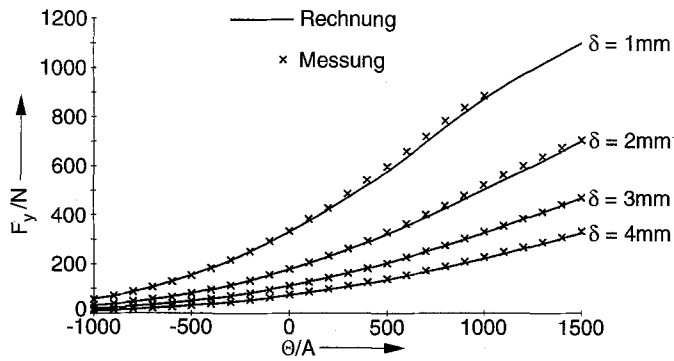


Bild 4. Messung und 3D-Berechnung der Tragkraft F_y

Wie der Vergleich zwischen Messung und Rechnung (Bild 4) zeigt, ist mit dieser Methode eine sehr genaue Vorausberechnung der Tragkraft möglich.

Eine aktive Seitenführung ist nicht vorgesehen. Sie wird durch die bei seitlicher Auslenkung (in x -Richtung Bild 3) auftretenden Rückstellkräfte F_x gewährleistet. Auch ihre Berechnung ist mit dem Maxwelltensor möglich.

$$F_x = \frac{1}{\mu_0 A} \int B_x B_y dA$$

Der Vergleich von Messung und Rechnung der Seitenführkraft (Bild 6) zeigt gute Übereinstimmung. Man erhält ein nahezu konstantes Verhältnis von Seitenführ- zu Tragkraft bei einem bestimmten seitlichen Versatz. So ergibt sich bei einem Versatz von z.B. $\Delta x = 6 \text{ mm}$ ein Verhältnis von $F_x/F_y \approx 0,09$ ohne

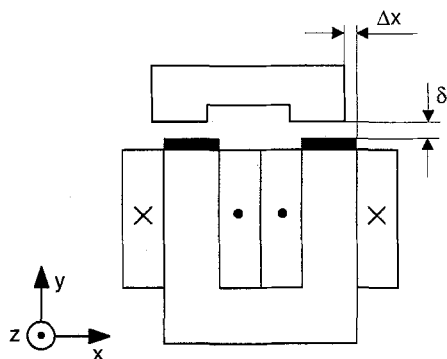


Bild 5. Verschiebung in x -Richtung

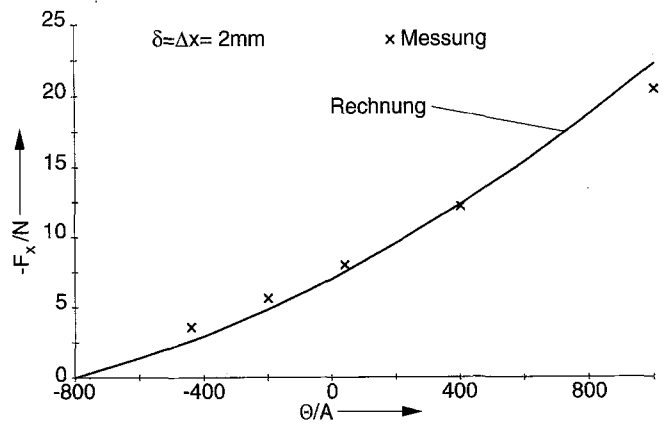


Bild 6. Messung und 3D-Berechnung der Seitenführkraft

spürbaren Verlust an Tragkraft. Folgende Abschätzung ergibt die bei Kurvenfahrten mögliche Maximalgeschwindigkeit v_{\max}

$$F_{Zent} = m \cdot \frac{v^2}{r} = \frac{F_y}{g} \cdot \frac{\theta^2}{r} = F_x \quad r: \text{Kurvenradius}$$

$$\Leftrightarrow \frac{F_x}{F_y} = \frac{v^2}{r \cdot g} \rightarrow v_{\max} = \sqrt{\frac{F_x}{F_y} \cdot r \cdot g}$$

für $\frac{F_x}{F_y} = 0,09$ und $r = 2 \text{ m}$

folgt $v_{\max} = 1,33 \frac{\text{m}}{\text{s}}$

Das Maximum der Seitenführkraft tritt jedoch erst bei $\Delta x \approx 15 \text{ mm}$ bei einem gleichzeitigen starken Einbruch der Tragkraft auf. Wird die Kurvenfahrt mit einer höheren als der oben berechneten Geschwindigkeit v_{\max} durchgeführt, so vergrößert sich der Luftspalt δ und die Tragmagnetregelung wird die Tragkraft und damit auch die Seitenführkraft vergrößern. In der Kurve sind also auch höhere Geschwindigkeiten als v_{\max} möglich.

Die Berechnung der Flußverkettung ψ erfolgt entsprechend ihrer Definition [3]:

$$\psi = \frac{1}{I} \int_{(Spule)} \phi dI$$

Um diese Definition auf die numerische Feldlösung anzuwenden, nimmt man die Leiter der Spule als Linienleiter an und bildet die Summe über alle $N (= 100)$ Windungen gemäß Bild 7.

$$\psi = \sum_{k=1}^N \phi_k$$

mit $\phi_k = \int_{(\text{Leiter } k)} \mathbf{B} \cdot d\mathbf{A}_k = \int_{(\text{Leiter } k)} B_y \cdot dA_k$

Um die aufwendige Berechnung zu vereinfachen, kann man die Berechnung für eine kleinere Windungszahl K durchführen und das Ergebnis anschließend auf N Windungen umrechnen. Auch

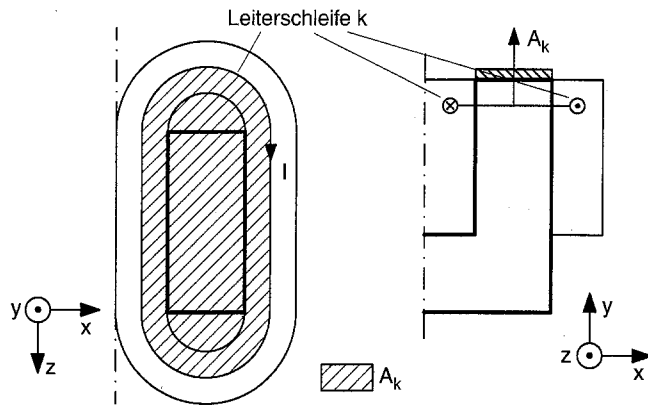


Bild 7. Integrationsflächen zur Berechnung des Flusses ϕ_k aus der Feldberechnung

die K Windungen seien gleichmäßig über den Spulenquerschnitt verteilt. Hier genügt eine fiktive Windungszahl $K = 12$.

$$\psi \approx \frac{N}{K} \sum_{k=1}^K \phi_k \quad \text{mit } K < N$$

Man erhält so ein Kennlinienfeld der Flußverkettung ψ , welches von der Magnetdurchflutung θ und vom Magnetluftspalt δ abhängt. Die Darstellung der berechneten Flußverkettung ist wenig informativ. Wie sich bei der Betrachtung der Spannungsgleichung (1) herausstellen wird, benötigt man vielmehr die partiellen Ableitungen der Flußverkettung:

$$\psi_\theta := \frac{\partial \psi(\theta, \delta)}{\partial \theta} \quad \text{und} \quad \psi_\delta := \frac{\partial \psi(\theta, \delta)}{\partial \delta}$$

Führt man mit den aus der numerischen Feldberechnung gewonnenen diskret vorliegenden Werte für die Flußverkettung ψ eine bikubische Splineinterpolation durch, erhält man die gesuchten partiellen Ableitungen durch Differenzierung der nun analytisch vorliegenden Funktionen (Bild 8). ψ_θ kann man als differentielle Induktivität L interpretieren:

$$L = \frac{\partial \psi}{\partial I} = N \cdot \frac{\partial \psi}{\partial \theta} = N \cdot \psi_\theta$$

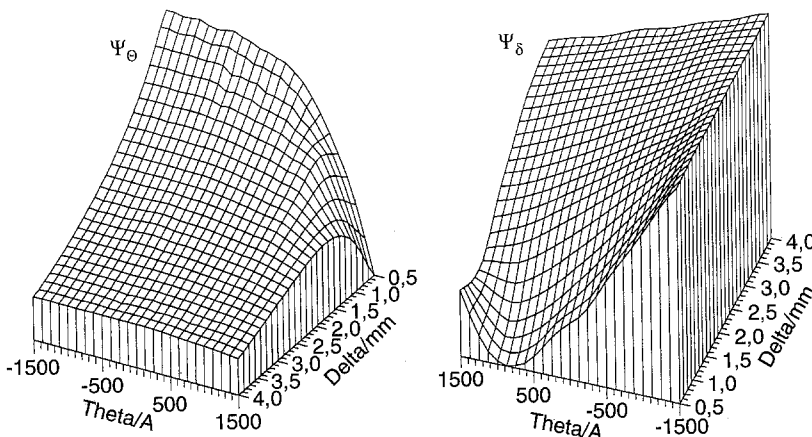


Bild 8. Partielle Ableitungen der Flußverkettung

Man erkennt (Bild 8), daß ψ_θ im ungesättigten Zustand bei konstantem Luftspalt ist ebenfalls konstant ist. Ansonsten gilt $\psi_\theta \sim \delta^{-1}$. Bei großer Durchflutung und kleinem Luftspalt tritt Eisensättigung auf. ψ_δ ist ein Maß für die von der Bewegung des Magneten in y -Richtung hervorgerufene induzierte Spannung:

$$u_i = R \cdot i + \dot{\psi} = R \cdot \frac{\theta}{N} + \dot{\theta} \cdot \psi_\theta + \dot{\delta} \cdot \psi_\delta \quad (1)$$

Mit vertretbarem Aufwand meßbar ist lediglich die differentielle Induktivität L und damit ψ_θ , indem man bei einem festen Luftspalt δ zur Arbeitspunktdurchflutung θ eine kleine Wechseldurchflutung addiert und die dadurch induzierte Spannung mißt. Bild 9 zeigt den Vergleich von Messung und Rechnung für einen Luftspalt von $\delta = 1$ mm. Auch bei der Berechnung der Flußverkettung zeigt die numerische Feldberechnung gute Ergebnisse.

4 Betrachtung eines Einzelmagneten

Zunächst soll ein einzelner, vertikal frei beweglicher Tragsmagnet betrachtet werden. Für schnelle Regelvorgänge müssen auch die – hauptsächlich im massiv ausgeführten Fahrweg auftretenden – Eisenverluste berücksichtigt werden. In erster Näherung geschieht das durch den ohmschen Widerstand R_{Fe} (Bild 10), dessen Berechnung in [8] beschrieben ist.

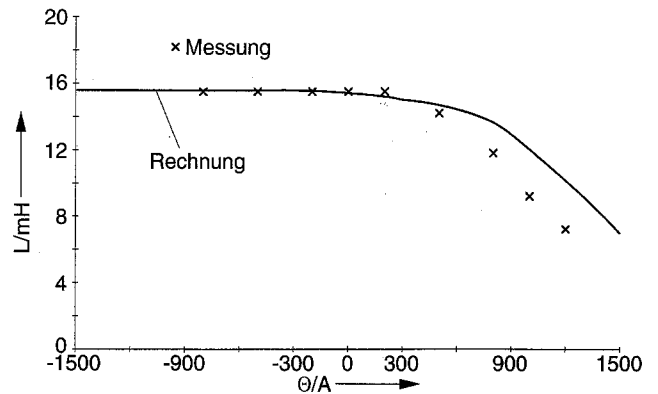


Bild 9. Vergleich von Messung und Rechnung der differentiellen Induktivität L bei $\delta = 1$ mm

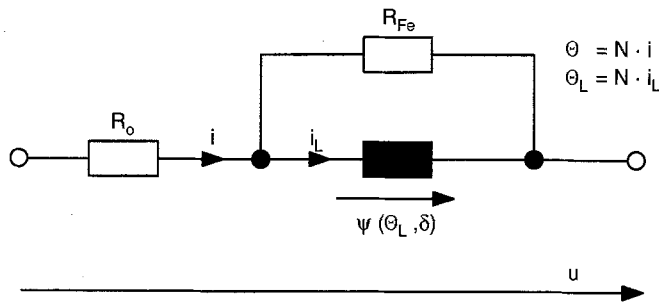


Bild 10. Elektrisches Ersatzschaltbild des Tragsmagneten

Im Ersatzschaltbild wird die Durchflutung θ in eine flußbildende Komponente θ_L und eine Komponente $(\theta - \theta_L)$, welche die Eisenverluste repräsentiert, zerlegt. Die Spannungsgleichung besitzt dann folgende Form:

$$u = R_0 \cdot i + \dot{\psi}(\theta_L, \delta) \quad i = \frac{\dot{\psi}}{R_{Fe}} + i_L$$

$$u = R_0 \cdot \frac{\theta_L}{N} + \bar{r} \cdot (\dot{\theta}_L \psi_\theta(\theta_L, \delta) + \dot{\delta} \psi_\delta(\theta_L, \delta))$$

$$\bar{r} = \left(1 + \frac{R_0}{R_{Fe}}\right)$$

Hier ergibt sich ein Wert $\bar{r} = 1,048$. Bei Vernachlässigung der Eisenverluste ($R_{Fe} \rightarrow \infty$) würde man einen Wert $\bar{r} = 1$ erhalten. Der Einfluß der Eisenverluste ist also gering. Diese Aussage gilt jedoch nur für den für die Schweberegulation interessierenden Frequenzbereich $f \approx 0 \dots 50$ Hz. Bei höheren Frequenzen steigen die Eisenverluste und deren Einfluß auf das Gesamtsystem.

Da hier hier nur Bewegungen in y -Richtung zugelassen werden, erhält man eine einfache Bewegungsgleichung:

$$m \cdot g - F_M(\theta_L, \delta) = m \cdot \ddot{\delta}$$

Hinzu kommt die Gleichung für die induzierte Spannung. Für die später erfolgende Simulation und Reglerauslegung ist es günstig, dieses Differentialgleichungssystem 3. Ordnung in Zustandsform zu beschreiben. Wählt man als Zustandsvariable den Luftspalt δ , dessen zeitliche Ableitung $\dot{\delta}$ und die flußbildende Spulendurchflutung θ_L , erhält man folgende

Systembeschreibung in Zustandsform:

$$\mathbf{x} = [x_1 \ x_2 \ x_3]' = [\delta \ \dot{\delta} \ \theta_L]'$$

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}, u, t) = [\dot{x}_1 \ \dot{x}_2 \ \dot{x}_3]' = [\dot{\delta} \ \ddot{\delta} \ \dot{\theta}_L]'$$

$$\dot{x}_1 = x_2$$

$$\dot{x}_2 = g - \frac{F_M(x_3, x_1)}{m}$$

$$\dot{x}_3 = \frac{\left(u - R_0 \frac{x_3}{N}\right) \cdot \frac{1}{\bar{r}} - x_2 \cdot \psi_\delta(x_3, x_1)}{\psi_\theta(x_3, x_1)}$$

Ein solches Differentialgleichungssystem läßt sich einfach auf dem Rechner lösen. Als am besten geeigneter Regler hat sich ein Zustandsregler mit den o.a. Zustandsgrößen \mathbf{x} und der Stellgröße Spulenspannung u ergeben. Zur Reglerauslegung linearisiert man das System um einen Arbeitspunkt mit einer nach dem ersten Glied abgebrochenen Taylorreihe:

$$f_M := \frac{F_M(\theta, \delta) - m_0 g}{m_0 \cdot \text{mm}} = f_\theta \cdot \theta_L + f_\delta \cdot d$$

$$\text{mit } d := \frac{\psi_\delta}{V/\text{mm}} \quad \text{und} \quad \theta_{(L)} := \frac{\theta_{(L)} - \theta_0}{A}$$

Als bezogene Bewegungsgleichung erhält man dann:

$$\ddot{d} = -f_M = -f_\theta \cdot \theta_L - f_\delta \cdot d$$

Die partiellen Ableitungen ψ_δ und ψ_θ werden als konstant angenommen. In der übersichtlichen Zustandsdarstellung erhält man nun folgende Systembeschreibung:

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{F} \cdot \mathbf{x} + \mathbf{G} \cdot \mathbf{u} \quad \mathbf{x} = [d \ \dot{d} \ \theta_L]' \quad \mathbf{u} = u(t)$$

$$\mathbf{F} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -f_\delta & 0 & -f_\theta \\ 0 & -\frac{\psi_\delta}{\psi_\theta} & \frac{-R_0}{\bar{r}\psi_\theta N} \end{bmatrix} \quad \mathbf{G} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \frac{1}{\bar{r}\psi_\theta} \end{bmatrix}'$$

$$\mathbf{H} = [1 \ 0 \ 0]$$

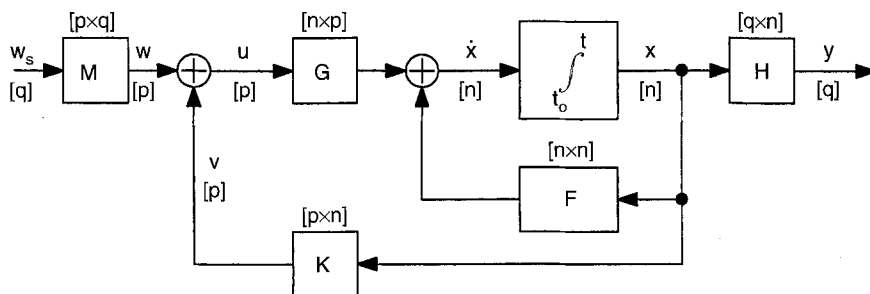


Bild 11. Struktur eines zeitkontinuierlichen Zustandsregelkreises

Betrachtet man Bild 11, so handelt es sich hier um ein System mit $n = 3$ und $p = q = 1$, also ein System 3. Ordnung mit einem Ein- und einem Ausgang. Eine Überprüfung mit Hilfe der Systemtheorie [1] ergibt sowohl Zustandssteuerbar- als auch Beobachtbarkeit. Unter Reglerauslegung versteht man hier die Berechnung des Rückführvektors K und der Stellmatrix M (vergl. Bild 11) durch Vorgabe der drei Systempole $s_{R1,2,3}$. Das unregelte System besitzt ein konjugiert komplexes Polpaar mit negativem Realteil und einen positiven, reellen Pol. Zur Erzielung der Stabilität müssen alle Realteile ein negatives Vorzeichen besitzen. Die allgemeine Polvorgabe lautet daher:

$$s_{R1,2} = -a \pm jb \quad s_{R3} = -c \quad \text{mit } a, b, c > 0 \quad \text{reell}$$

Durch Anwendung der in [1] beschriebenen Regeln erhält man als Ergebnis für K und M :

$$K = [k_1 \ k_2 \ k_3] \quad \text{mit}$$

$$k_1 = \frac{\bar{r}\psi_\theta}{f_\theta} \cdot (c(a^2 + b^2) - f_\delta(2a + c))$$

$$k_2 = \frac{\bar{r}}{f_\theta} \cdot (\psi_\theta \cdot (a^2 + b^2 + 2ac - f_\delta) + f_\theta\psi_\delta)$$

$$k_3 = \frac{R_0}{N} - \bar{r}\psi_\theta \cdot (2a + c)$$

$$M = M = \frac{-\bar{r}\psi_\theta c(a^2 + b^2)}{f_\theta}$$

Diese Reglerauslegung gilt jedoch nur für eine konstante Systemmasse m_0 und kleine Auslenkungen um den Arbeitspunkt (δ_0, θ_0) . Um jedoch mit der Hybriderregung einen minimalen Energieverbrauch zu erzielen, muß der Luftspalt an die jeweilige Systemmasse angepaßt werden. Nach einer Zuladung muß der Magnetluftspalt also reduziert werden. Dieses Verhalten ergibt sich automatisch, wenn der Spulenstrom auf den Sollwert Null geregelt wird [7]. In dieser Arbeit wird ein neuer Ansatz verfolgt (Bild 12). Mit Hilfe eines Kennlinienfelds $m(\theta, \delta)$ wird aus den Meßwerten i und δ die aktuelle Systemmasse berechnet.

Aus den vorgegebenen Arbeitspunktkennlinien (Bild 13) werden dann die dazugehörigen Arbeitspunktwerte θ_0 und δ_0 an die Regelung weitergegeben. Die Regelparameter $k_{1,2,3}$ sollen konstant bleiben.

Der Vorteil dieses Verfahrens ist – neben der berührungslosen Schätzung der Systemmasse – die Möglichkeit, den Luftspaltbereich sinnvoll zu beschränken. Läßt man im stationären Betrieb sehr kleine oder sehr große Luftspalte zu, so wäre ein „Festkleben“ des Magneten am Fahrweg oder ein Anschlagen an die Abstandshalter, auf die das Fahrzeug nach dem Abschalten aufsetzt, bei Zu- oder Entladungen unvermeidlich. In diesem Anwendungsfall ist ein nahezu verlustfreies Schweben bei Systemmassen von 10 bis 30 kg möglich (Bild 13). Steigt die Systemmasse durch Zuladungen auf über 30 kg, so wird der Luftspalt bei einem Wert $\delta_0 = 1,2$ mm konstant gehalten und ein positiver Strom i_0 in die Magnetspule eingeprägt, um ein Kräftegleichgewicht zu erzeugen.

Die Aufgabe ist nun, Regelparameter $k_{1,2,3}$ zu finden, die in allen möglichen Arbeitspunkten einen stabilen Betrieb gewährleisten. Dazu wird eine Simulation des nichtlinearen Systems durchgeführt, in dem die Zustandsdifferentialgleichungen mit einem Runge-Kutta-Verfahren 4. Ordnung [2] auf dem Rechner gelöst werden. Dabei werden die Regelparameter $k_{1,2,3}$ ausgehend von einem sinnvollen Startpunkt zufällig verändert und mit diesen Werten eine Zu- und Entladung simuliert. Die sich dabei ergebenden Zeitverläufe von Strom, Spannung und Luftspalt

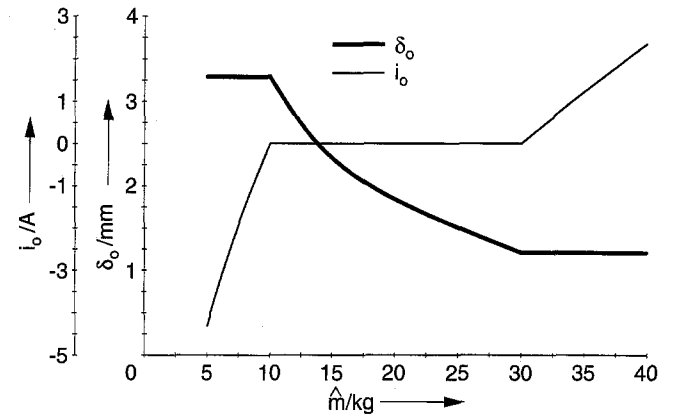


Bild 13. Arbeitspunktkennlinien

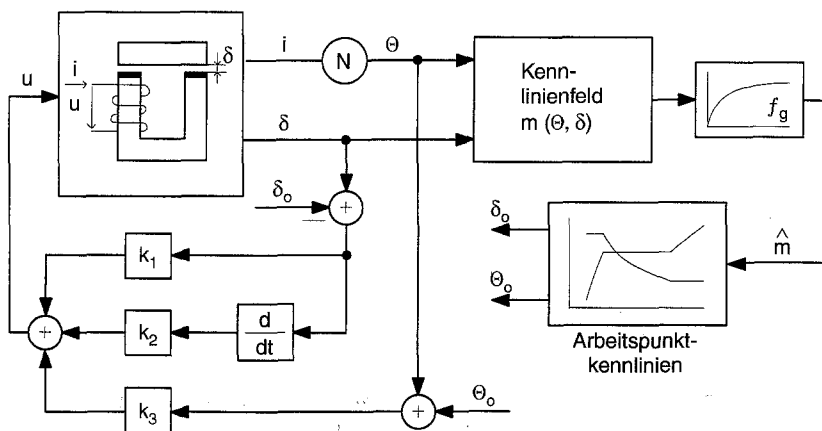


Bild 12. Minimierung des Energieverbrauchs durch Masse-schätzung und Arbeitspunktkennlinien

werden anhand folgender Kriterien bewertet:

- minimales Überschwingen von δ
- möglichst kleine Abweichung des Luftspalts δ vom Arbeitspunktwert δ_0
- θ im zulässigen Bereich mit $|u| \leq 30 \text{ V}$

Einem Rückführvektor K wird so ein skalarer Funktionswert zugeordnet. Die Regelparameter werden nun solange gezielt verändert, bis ein Optimum gefunden ist [10]. Dieses Verfahren läuft automatisiert auf dem Rechner ab. Zur Beschleunigung des Verfahrens kann man das Suchgebiet sinnvoll einschränken. Man läßt nur stabile Pole (negative Realteile) mit ausreichender Dämpfung und Einstellzeit zu.

Als Ergebnis der Optimierung erhält man einen konstanten Rückführvektor K , der bei allen möglichen Beladungszuständen

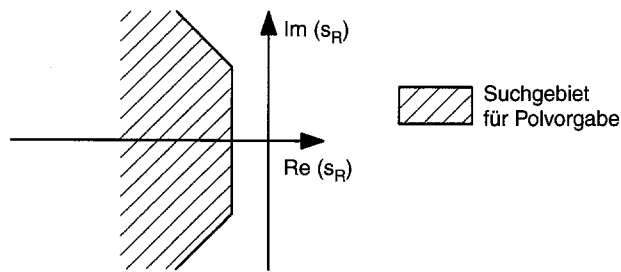


Bild 14. Eingeschränktes Suchgebiet für Systempole

für Stabilität sorgt. Bild 15 zeigt die Ortskurven der Systempole bei Veränderung der Systemmasse. Die der Stabilitätsgrenze (Imaginäre Achse) am nächsten liegenden Pole sind offensichtlich unempfindlich gegenüber Masseänderungen. Zur Überprüfung der Berechnungen wird der in Bild 16 skizzierte Versuchsaufbau verwendet.

Der nur in vertikaler Richtung bewegliche Tragemagnet wird aus einem 4-Quadrantsteller gespeist. Er ist aus MOS-Transistoren aufgebaut und besitzt eine Schaltfrequenz von 20 kHz. Die Zwischenkreisspannung von $U_z = 30 \text{ V}$ wird von einem Netzteil oder von Batterien bereitgestellt. Der Regler mit den Kennlinienfeldern ist auf einem digitalen Signalprozessor implementiert, der über ein Dual-Ported-RAM mit einem Personalcomputer kommuniziert. Das Regelungsprogramm läuft dort mit einer Abtastzeit von $T = 0,5 \text{ ms}$ ab. Gemessen und simuliert wird eine Zuladung von 10 kg ausgehend von einer Systemmasse $m_0 = 15 \text{ kg}$ (Bild 17).

Der Strom nimmt nach Beendigung des Ausgleichsvorgangs wieder im Mittel den Wert Null an und der Luftspalt sinkt von 2,4 auf 1,6 mm ab. Die Zeitverläufe nach der Zuladung werden vom Tiefpaßfilter mit der Zeitkonstanten $1/f_g \approx 1 \text{ s}$ dominiert (vergl. Bild 12). Die Messungen ergaben im stationären Betrieb bei Massen zwischen 10 und 30 kg eine konstante Verlustleistung von $P_v = 1 \text{ W}$. Man erhält so die spezifischen Verluste des Tragemagnetsystems:

$$\frac{P_v}{m} = 0,033 \dots 0,1 \frac{\text{W}}{\text{kg}}$$

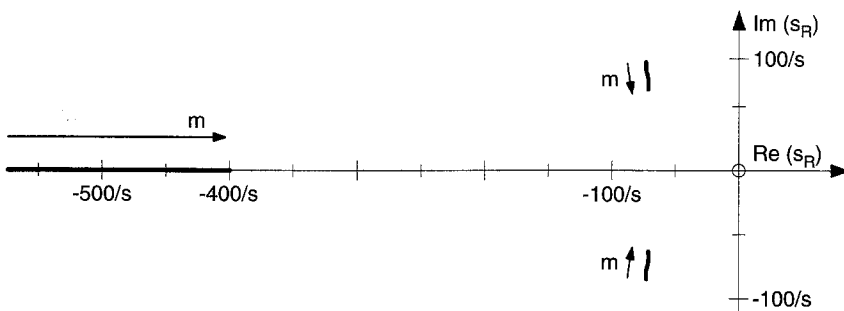


Bild 15. Ortskurve der Systempole ($m = 10 \dots 30 \text{ kg}$)

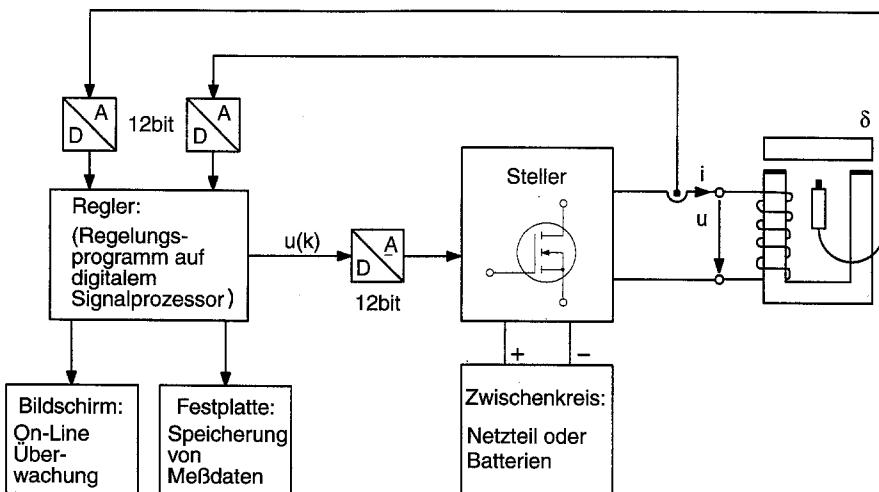


Bild 16. Prinzipieller Aufbau des Versuchsaufbaus

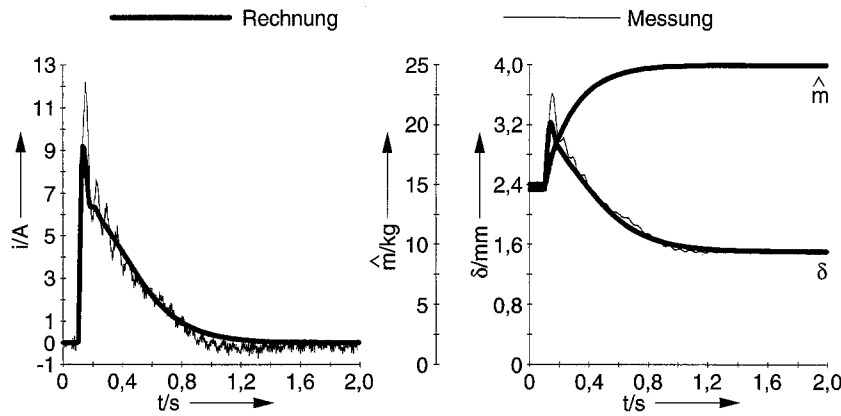


Bild 17. Zuladung von 10 kg

5 Lagerung des Fahrzeugs

In diesem Abschnitt wird die berührungslose Lagerung des gesamten Fahrzeugs beschrieben. Dies kann sowohl mit drei als auch mit vier Magneten bewerkstelligt werden. Zunächst wird der Aufbau des Fahrzeugprototyps beschrieben (Bild 18). Er besteht aus verschraubten, handelsüblichen Aluminiumprofilen. Auf den Enden der seitlich überstehenden Querstreben (U-Profile) werden die Tragmagnete befestigt. Dies ist an sechs Stellen möglich, so daß sowohl die Lagerung mit drei als auch mit vier Magneten am gleichen Fahrzeug untersucht werden kann. Eine Holzplatte dient als Abdeckung und Ladefläche. Der Raum zwischen dieser Platte und den Querstreben nimmt die elektrische Ausrüstung (Steller, Batterien...) auf, wobei die seitlichen Aluminiumprofile als Kühlkörper für die Leistungshalbleiter dienen. Der Fahrweg bzw. die Rückschlußjoche sind aufgeständert. Die Implementierung der Regelalgorithmen erfolgt wieder auf einem digitalen Signalprozessor.

Bei der Lagerung mit drei Tragmagneten ist es zulässig, das Fahrzeug als einen starren Körper anzusehen. In Bild 19 ist die Fahrzeuggeometrie stark vereinfacht dargestellt. Zur Formulierung der Bewegungsgleichungen werden folgende Annahmen getroffen:

1. Es wird nur die vertikale Lagerung – jedoch keine Verschiebung in x - und z -Richtung – untersucht: $\alpha_y = 0$.

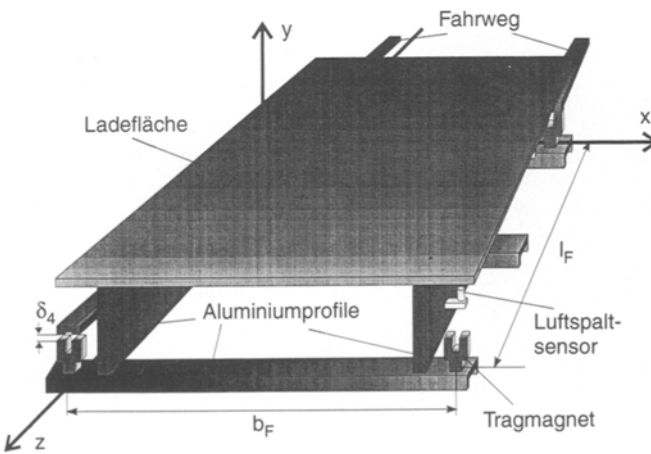


Bild 18. Fahrzeugprototyp (hier mit vier Magneten); $l_F = 1$ m und $b_F = 0,6$ m

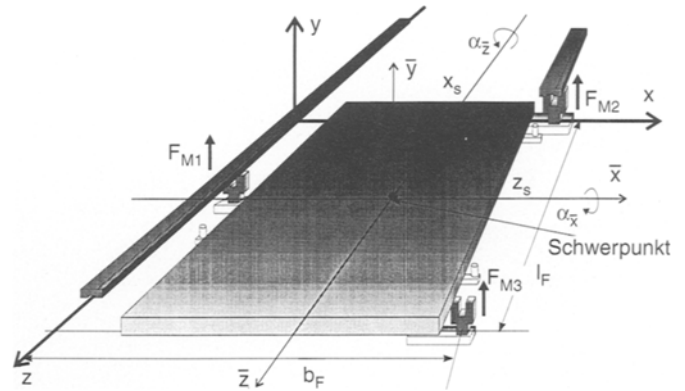


Bild 19. Vereinfachte Darstellung des mit drei Magneten gelagerten Fahrzeugs

2. Die Drehwinkel seien klein: $\sin \alpha \approx \alpha$ und $\cos \alpha \approx 1$.
3. Die Abmessungen in x - und z -Richtung seien viel größer als die in y -Richtung. Das Fahrzeug wird wie eine Ebene behandelt.
4. Die Oberflächen der Tragmagnete liegen parallel zu den Oberflächen der Rückschlußjoche.

So erhält man drei, die Fahrzeugbewegung beschreibende Differentialgleichungen. Die erste beschreibt die Beschleunigung des Körperschwerpunkts, die zweite die Drehbeschleunigung um die \bar{x} -Achse und die dritte die Drehbeschleunigung um die \bar{z} -Achse. Mit den Spannungsgleichungen für die drei Magnete erhält zur Beschreibung der Fahrzeuglage ein System aus neun Zustandsdifferentialgleichungen. Mit der Annahme, daß es sich bei dem Fahrzeugprototypen um einen starren Körper handelt, kann man die Winkel α_x, α_z und die Lage des Körperschwerpunkts in die drei meßbaren Magnetluftspalte $\delta_{1...3}$ umrechnen. Stellt man anschließend die Systemmatrix F auf ([8], S.109), so fallen $[3 \times 3]$ -Untermatrizen auf der Hauptdiagonalen auf. Sie sind ähnlich besetzt wie die Matrix F des Einmagnetsystems. Die restlichen Elemente besitzen deutlich kleinere Werte. Man kann daher von drei relativ schwach gekoppelten Einmagnetsystemen ausgehen. Eine Eigenwertanalyse bestätigt dies. Es ist also naheliegend, die drei Magnete unabhängig voneinander mit dem in Bild 12 dargestellten Regler zu regeln. Man spricht von einer strukturbeschränkten Zustandsrückführung.

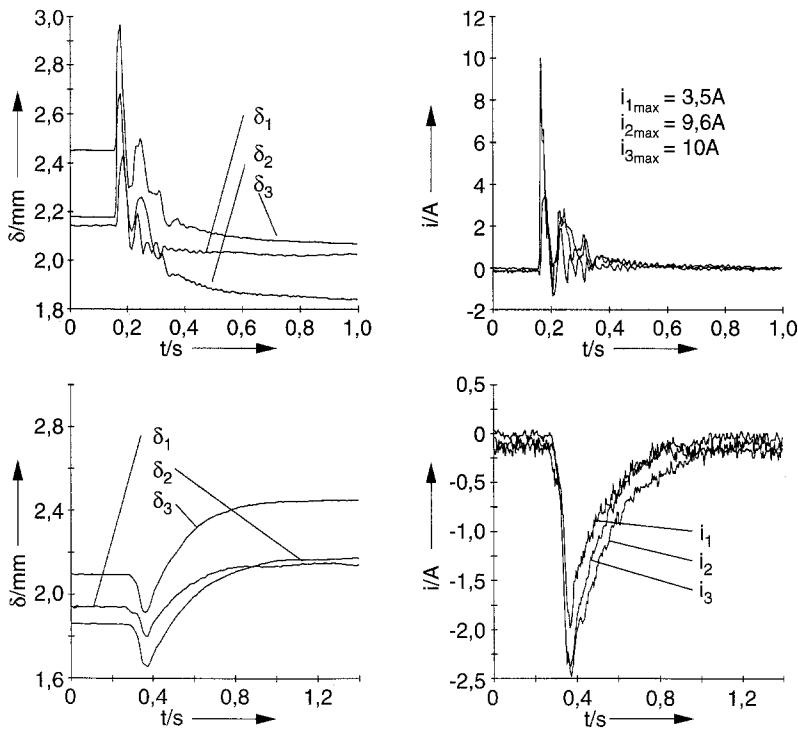


Bild 20. Oben: Belastung 40 kg → 50 kg; Unten: Entlastung 50 kg → 40 kg

Systemtheoretische Untersuchungen lassen ein stabiles Verhalten erwarten. Bild 20 zeigt Messungen an diesem System. Anzumerken ist, daß bei der Erhöhung der Systemmasse von 40 kg auf 50 kg das Gewicht aus einer Höhe von einigen Zentimetern auf die Ladefläche fallen gelassen wurde. So erklären sich die relativ starken Überschwinger im Stromverlauf. Die im stationären Betrieb gemessenen Verluste betragen $P_v \approx 3 \text{ W}$.

Bei der Lagerung mit vier Magneten erhält man zunächst ein statisch überbestimmtes System. Man kann das Fahrzeug daher nicht länger als starr ansehen. Durch die Vorgabe bestimmter Magnetkräfte ist es möglich, das Fahrzeug elastisch zu verformen. Ohne die Berücksichtigung der im Fahrzeug enthaltenen Elastizitäten ist daher keine eindeutige Bestimmung der statischen Magnetkräfte möglich. Die seitlichen Aluminiumprofile (siehe Bild 18) besitzen eine große Höhe und lassen daher nur sehr geringe Verbiegungen um die x -Achse zu. Daher werden die an einem solchen Profil befestigten Magnete (1,4 und 2,3) als starr miteinander verbunden angesehen. Das Fahrzeug wird formal in zwei mit einer Torsionsfeder gekoppelte Untersysteme aufgeteilt (Bild 21). Beide Systeme können nun unterschiedliche Verdrehungen um die \bar{x} -Achse annehmen ($\alpha_{\bar{x}I}, \alpha_{\bar{x}II}$). Sind die Magnetluftspalte bekannt, ist eine eindeutige Berechnung der Magnetkräfte möglich.

Folgende Annahmen liegen der Aufstellung der Bewegungsgleichungen zugrunde:

1. $\alpha_y = 0$
2. Kleine Verdrehwinkel: $\sin \alpha \approx \alpha \quad \cos \alpha \approx 1$.
3. Die Magnetoberflächen liegen parallel zu den Oberflächen der Rückschlußboche.
4. Die System I und II als Ebene betrachtet.
5. Der Körperschwerpunkt befindet sich immer in

Fahrzeugmitte. D.h. die Hauptträgheitsachsen $\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}$ sind identisch mit den in Bild 21 eingezeichneten:

$$\bar{x} = x - b_F/2, \quad \bar{y} = y, \quad \bar{z} = l_F/2.$$

Die Lage des Schwerpunkts und die Winkel $\alpha_{\bar{z}}, \alpha_{\bar{x}I}$ und $\alpha_{\bar{x}II}$ beschreiben nun eindeutig die Lage des Fahrzeugs. Auch hier ist eine Umrechnung dieser Werte in meßbare Magnetluftspalte möglich und man erhält zur Beschreibung der Lagerung ein Gleichungssystem aus zehn Zustandsdifferentialgleichungen. Die systemtheoretische Betrachtung der strukturbeschränkten Zustandsrückführung läßt hier ebenfalls ein stabiles Systemverhalten erwarten. Die Zuladung eines 40 kg-Gewichts auf das mit vier

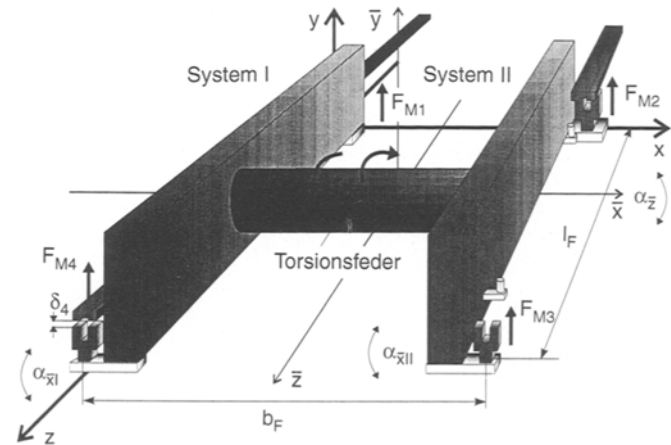


Bild 21. Berücksichtigung der Elastizitäten bei der Lagerung mit vier Magneten

Einzelmagnetreglern betriebene Fahrzeug wurde meßtechnisch erfaßt. Die Zuladung wurde mit einem Hallenkran durchgeführt. Bild 22 zeigt die gemessenen Zeitverläufe der Luftspalte, Ströme und der geschätzten Systemmasse, welcher die Größe der Zuladung sehr genau erkennen läßt.

Der stationäre Betrieb (Bild 23) weist im Luftspalt- und Stromverlauf Schwingungen mit kleiner Amplitude auf. Dies ist bei einem unregelt instabilen System in Realität notwendigerweise der Fall. Die Amplitude der Luftspaltschwingungen ist kleiner als 5 µm. Der Grund für die im Stromverlauf sichtbaren Abstufungen ist die Diskretisierung der Stellgröße (Spulenspannung). Ein Diskretisierungsschritt entspricht ca. 0,015 V. Bei einem Spulenwiderstand von 0,24 Ω ergibt sich ein Strom von 62,5 mA.

Vergleicht man die Drei- mit der Viermagnetlagerung, so ergeben sich für beide Systeme Vor- und Nachteile. Ein großer

Vorteil der Viermagnetlagerung stellt die günstigere Lastverteilung auf die Magnete dar. Lädt man ein Gewicht in der Mitte der Ladefläche zu, so muß bei der Dreimagnetlagerung der Magnet 1 die Hälfte und die Magnete 2 und 3 nur jeweils ein Viertel dieser Gewichtskraft tragen. Die Seitenführkraft hängt im wesentlichen von der seitlichen Auslenkung und dem Fahrzeuggewicht ab. Jedoch führt das Dreimagnetsystem nach Einwirken einer nicht im Fahrzeugschwerpunkt angreifenden seitlichen Störkraft Drehbewegungen um den einzelnen Magneten (hier: Magnet 1) aus. Die Viermagnetlagerung besitzt daher eine qualitativ bessere Seitenführung. Werden die konstruktionsbedingten mechanischen Verspannungen zu groß, so muß man für eine Entkopplung sorgen (z.B. Gelenk). Ggfs. ist auch eine echte Mehrgrößenreglung erforderlich. Hier besitzt die Lagerung mit drei Magneten Vorteile. Diese Lagerung ist statisch bestimmt. Mechanische Verspannungen spielen

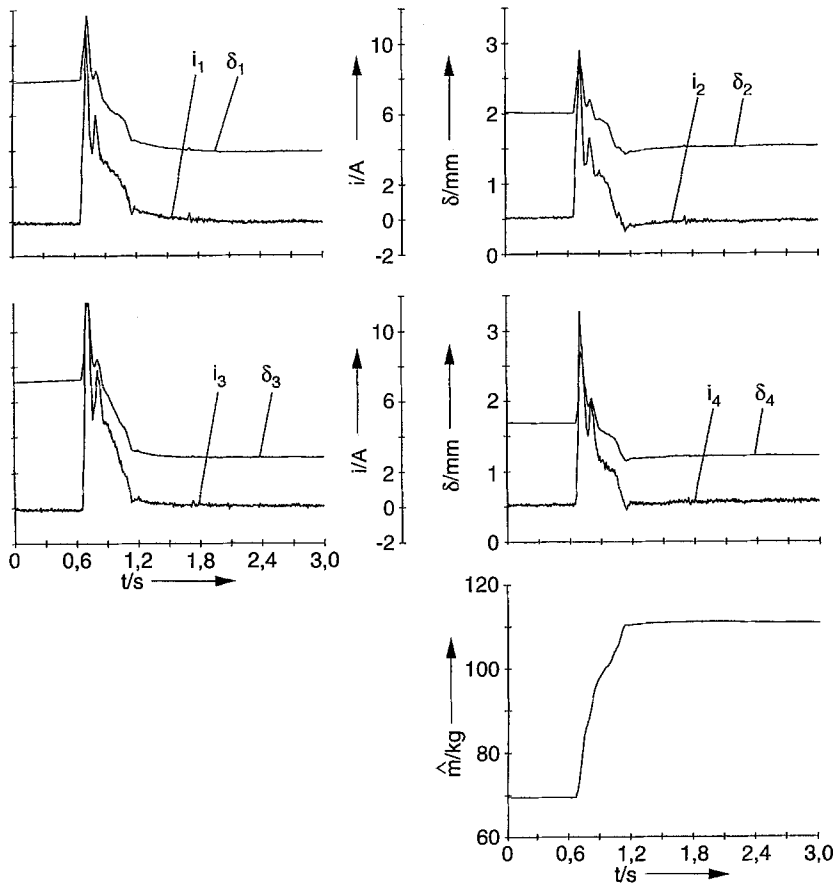


Bild 22. Zuladung eines 40 kg-Gewichts (Messung)

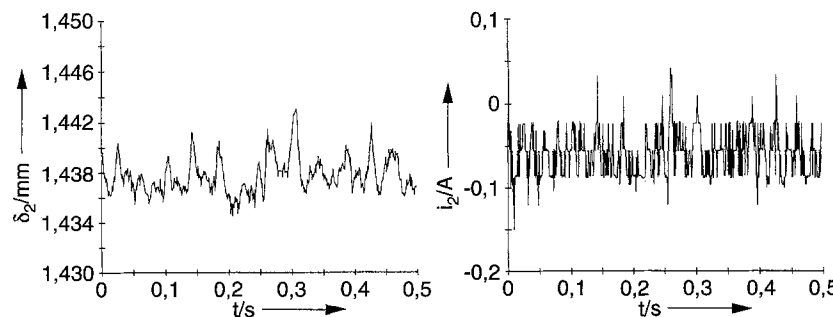


Bild 23. Stationärer Betrieb bei 110 kg Fahrzeuggewicht (Messung am Magnet 2)

daher eine untergeordnete Rolle. Den Nachteil der ungünstigeren Lastverteilung kann man abmildern, indem man den Magnet 1 größer als die anderen Magnete ausführt und so dessen Tragfähigkeit erhöht. Damit wären jedoch zwei unterschiedliche Magnettypen im Einsatz. Die bei Beladungen außerhalb des von den drei Magneten aufgespannten Dreiecks auftretenden negativen Kraftanteile bleiben allerdings erhalten. Auf jeden Fall liegen die Kosten der Dreimagnetlagerung unterhalb derer der Viermagnetlagerung.

Eine Weiterentwicklung dieser Anordnung könnte im Betrieb ohne Abstandssensoren liegen. Für magnetisch gelagerte Rotationsbewegungen ist dies schon verwirklicht [9]. Die Wahl der Spulenspannung als Stellgröße erlaubt prinzipiell die Schätzung der Magnetluftspalte und deren zeitlicher Ableitungen mit einer geeigneten Beobachterstruktur. Es muß allerdings überprüft werden, ob die dabei auftretenden Phasenverschiebungen und die durch diskrete Abtastung entstehenden Totzeiten die Stabilität des Systems gefährden. Die Elimination der Totzeiten durch den Aufbau einer analogen Schaltung wird aufgrund der im System enthaltenen Nichtlinearitäten nur schwierig möglich sein.

6

Zusammenfassung

In dieser Arbeit wird die Auslegung eines mit Hybridmagneten gelagerten Förderfahrzeugs für Zuladungen bis 50 kg beschrieben. Die hier vorgestellten Methoden ermöglichen die Nachbildung des Betriebsverhaltens der berührungslosen Lagerung auf dem Rechner. So ist es ohne den Bau von Prototypen möglich, die Eignung der Lagerung für bestimmte Anwendungen zu überprüfen.

Nach der Auslegung eines mit hochenergetischen Neodym-Eisen-Bor-Magneten bestückten Hybridmagneten werden dessen Kraft- und Flußverkettungskennlinien mit dreidimensionalen Finite-Elementen berechnet. Vergleiche der gewonnenen Ergebnisse mit Messungen an einem ausgeführten Magneten zeigen die hohe Genauigkeit der mit dreidimensionalen Finiten-Elementen erzielbaren Ergebnisse.

Anschließend erfolgt die Betrachtung eines einzelnen, vertikal frei beweglichen Tragmagneten. Ein digitaler Zustandsregler stabilisiert das System. Die Simulation des nichtlinearen Systems erfolgt mit einem Runge-Kutta-Verfahren 4. Ordnung. Zur Minimierung des Energieverbrauchs wird eine neuartige Reglerstruktur entwickelt. Mit ihr ist es erstmals möglich, die Masse des Systems im Echtzeitbetrieb zu schätzen. Diese geschätzte Masse ermöglicht – über an den jeweiligen Anwendungsfall angepaßte Arbeitspunktkennlinien – einen energiesparenden Betrieb des Tragmagneten. Die erzielten Ergebnisse werden meßtechnisch überprüft. Dabei ergibt sich eine für das Schweben benötigte spezifische Verlustleistung von $P_v/m = 0,04 \dots 0,1$ W/kg. Die spezifischen Verluste eines rein elektrisch erregten Tragmagneten betragen $P_v/m \approx 1$ W/kg.

Für das magnetgelagerte Förderfahrzeug wird eine Drei- und eine Viermagnetlagerung untersucht. Dazu werden geeignete

Modelle, mit denen die Auslegung von Zustandsreglern möglich ist, entwickelt. Insbesondere wird ein neues Modell für die statisch überbestimmte Viermagnetlagerung angegeben. Eingrößenregler bieten in diesem speziellen Anwendungsfall Vorteile. Sie ermöglichen die Verwendung der am Einzelmagneten entwickelten Methoden. Voraussagen bzgl. der Stabilität der Systeme werden aufgrund von Simulationen und Eigenwertbetrachtungen getroffen.

Für beide Lagerungen wurde ein Versuchsstand aufgebaut, an dem die Rechenergebnisse durch Messungen bestätigt werden konnten. Ein Vergleich der Lagerungen miteinander zeigt, daß beide spezielle Vor- und Nachteile besitzen. Vorteile der Dreimagnetlagerung sind der einfache Aufbau, die einfache Regelung und die geringeren Kosten. Nachteilig wirkt sich die ungünstige Verteilung der Gewichtskraft auf die drei Tragmagnete aus. Bei der Viermagnetlagerung ist die Kraftverteilung günstiger, jedoch kann eine ungünstige Fahrzeugkonstruktion die Einführung eines Gelenks zur Vermeidung mechanischer Verspannungen erforderlich machen. Bei dem hier vorgestellten Fahrzeug ist das nicht der Fall.

Damit ist gezeigt, daß für den Einsatz berührungsloser Förderzeuge durch die Anwendung von Hybridmagneten bei vorgegebener Tragkraft die geringste Leistung benötigt wird. Ein digitaler Zustandsregler eignet sich am besten zur Stabilisierung des nichtlinearen Systems. Es können sowohl Drei- oder auch Viermagnetlagerungen verwendet werden.

Literatur

1. Ackermann, J.: Abtastregelung. Springer-Verlag, Berlin: Springer 1988
2. Engeln-Müllges, G.; Reutter, F.: Formelsammlung zur Numerischen Mathematik mit C-Programmen. Mannheim, Wien, Zürich: BI-Wiss. Verlag 1990
3. Engl, W. L.: Hilfsblätter zur Vorlesung Theoretische Elektrotechnik. Aachen: Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule 1982
4. Jung, V.: Magnetisches Schweben. Berlin: Springer 1988
5. Lowther, D. A.; Silvester, P. P.: Computer-Aided Design in Magnetics. Berlin: Springer 1986
6. Minakata, T.; Iwamoto, T.; Shimada, T.; Hosoda, T.; Kawashima, M.: Magnetically Levitated Transportation System for Automated Production Lines Factories. Proc. of Int. Conference Maglev (1989) 375–380
7. Morishita, M.; Azukizawa, T.; Kanda, S.; Tamura, N.; Yokoyama, T.: A New Maglev System for Magnetically Levitated Carrier System. IEEE Trans. on Vehicular Techn. Vol. 38 (1989) No. 4 230–236
8. Rödder, D.: Berechnung und Auslegung der berührungslosen Lagerung eines Förderfahrzeugs mit Hybridmagneten. Aachen: Shaker 1994
9. Vischer, D.; Bleuler, H.: Self-Sensing Active Magnetic Levitation. IEEE-MAG Vol. 29 (1993) No. 2 1276–1281
10. Witzke, U.: Dem Zufall eine Chance. Stochastische Suchmethoden und nichtlineare Regression, c't 7 (1991) 182–187